

Strutture intelaiate in c.a. con tamponamenti: Analisi degli effetti locali in presenza di azioni sismiche

Original

Strutture intelaiate in c.a. con tamponamenti: Analisi degli effetti locali in presenza di azioni sismiche / Cavaleri, L; DI TRAPANI, Fabio; Papia, M.. - ELETTRONICO. - (2013). (Intervento presentato al convegno XV Convegno "L'ingegneria Sismica in Italia" tenutosi a Padova nel 30 giugno 4 luglio 2013).

Availability:

This version is available at: 11583/2672004 since: 2017-05-25T20:24:13Z

Publisher:

Padova: University Press

Published

DOI:

Terms of use:

openAccess

This article is made available under terms and conditions as specified in the corresponding bibliographic description in the repository

Publisher copyright

(Article begins on next page)

Strutture intelaiate in c.a. con tamponamenti: analisi degli effetti locali in presenza di azioni sismiche



Liborio Cavaleri, Fabio Di Trapani, Maurizio Papia
*Dipartimento di Ingegneria Civile, Ambientale, Aerospaziale, dei Materiali (DICAM).
Università degli Studi di Palermo, Viale delle Scienze 90128, Palermo.*

Keywords: strutture intelaiate, cemento armato, tamponamenti, effetti locali, modellazione

SOMMARIO

La presenza di tamponamenti in muratura all'interno delle maglie di strutture intelaiate induce, in presenza di azioni laterali, una sostanziale modificazione della risposta globale rispetto a quella dei telai nudi in termini di rigidezza, resistenza e capacità di spostamento. Per le strutture in c.a. la variazione del regime di sollecitazione che si osserva sulle membrature che circoscrivono i tamponamenti può rivelarsi non compatibile con la resistenza di cui queste sono dotate. In particolare, l'insorgere di sforzi di taglio aggiuntivi alle estremità di pilastri, travi e, conseguentemente, nei nodi può eccedere le capacità resistenti di queste regioni, stimate in fase di progetto, causando meccanismi locali di rottura fragile. Attraverso una procedura di modellazione duplice (micromodellazione e macromodellazione) di maglie tamponate campione in c.a., viene proposto uno studio parametrico utile a definire uno strumento che, qualora si utilizzino modellazioni a puntone diagonale equivalente concentrico, consente di legare le sollecitazioni di taglio effettive nelle zone di contatto fra tamponamento e telaio al livello di sforzo normale assorbito dal puntone. Il criterio proposto consente quindi di adottare la modellazione più semplice per i tamponamenti, acquisendo comunque informazioni sugli effetti locali da essi prodotti.

1 INTRODUZIONE

L'impiego di pannelli di tamponamento in muratura all'interno delle maglie strutturali di edifici in c.a. è largamente consolidato nella pratica tecnica ma non altrettanto tenuto in conto nell'analisi strutturale. Eppure, come costatabile dall'osservazione dei danni post-sisma subiti dalle strutture intelaiate e tamponate ed ampiamente documentato in numerosi studi sperimentali ed analitici degli ultimi decenni, in presenza di azioni sismiche, telai e tamponamenti interagiscono fortemente con conseguenze che vanno valutate di volta in volta.

I telai tamponati, rispetto a quelli nudi, manifestano un significativo incremento di rigidezza laterale, accompagnato da un incremento della resistenza. Tuttavia, previsioni circa l'incremento della capacità complessiva

dell'intero sistema strutturale non sono a priori facilmente effettuabili, poiché la risposta sismica è fortemente condizionata dalla dislocazione dei tamponamenti.

In genere, se la distribuzione in pianta ed in elevazione è simmetrica e regolare, si osserva un miglioramento della risposta ed il contributo di resistenza fornito dai tamponamenti può diventare fondamentale, soprattutto nel caso di edifici progettati per soli carichi verticali. Viceversa, distribuzioni irregolari in pianta o in elevazione possono causare amplificazione di effetti torsionali o l'attivazione di meccanismi di piano sofficе.

Un ulteriore e rilevante aspetto dell'interazione fra tamponamenti e strutture intelaiate riguarda l'alterazione del regime di sollecitazione indotto dai tamponamenti stessi sulle membrature adiacenti, che è l'oggetto del presente lavoro.

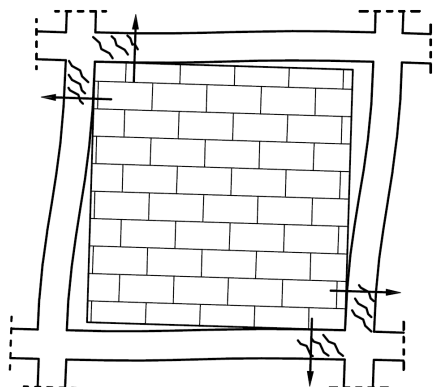


Figura 1. Trasmissione degli sforzi dal pannello alle regioni nodali di una maglia in c.a. in presenza di azioni sismiche.

Come è noto, in presenza di azioni laterali, la maglia di contorno del telaio si distacca dal tamponamento, rimanendo in contatto con quest'ultimo solo in corrispondenza di due angoli diagonalmente opposti (Fig. 1). L'incremento di forza assorbita dalla maglia tamponata dovuto alla sua maggiore rigidezza può essere assorbito se gli sforzi trasmessi attraverso le zone di contatto non eccedono la resistenza di cui le membrature (travi, pilastri e nodi) sono dotate.

Nei casi di tamponamenti in muratura dotata di buone caratteristiche meccaniche e membrature in c.a. debolmente armate a taglio, può insorgere un meccanismo di collasso locale prematuro, che compromette fortemente la capacità globale della struttura. Alcune immagini esemplificative di tali meccanismi sono riportate in Fig. 2.

Diversi autori hanno affrontato il problema della modellazione dell'interazione fra telai e tamponamenti. Fra i tanti approcci proposti, quello più datato e di maggior successo si basa sulla sostituzione del tamponamento (macro-modellazione) con un puntone diagonale concentrato equivalente. Tale approccio, originariamente introdotto da Holmes (1961) e successivamente sviluppato da altri ricercatori (Stafford Smith 1966), (Stafford Smith e Carter 1969), (Mainstone 1974), (Papia et al. 2003), seppur riproduca con sufficiente affidabilità l'effetto irrigidente dei tamponamenti, non consente di quantificare dell'entità delle azioni trasmesse alle regioni del telaio prossime ai nodi (effetti locali).

Per ovviare a tale inconveniente, sono stati sviluppati macromodelli più complessi, che includono due o tre bielle diagonali (Crisafulli et al. 2000), (Crisafulli e Carr 2007), (Fiore et al. 2012). Tali schemi di modellazione, pur consentendo di valutare l'entità delle azioni trasmesse dal tamponamento al telaio direttamente in termini di sollecitazioni, hanno però il limite della non facile identificazione meccanica delle proprietà delle singole bielle.



Figura 2. Rotture locali per taglio causate dall'interazione con pannelli di tamponamento.

Queste infatti dipendono non solo dalle caratteristiche della muratura di tamponamento ma anche dai rapporti di aspetto delle maglie e dai rapporti di rigidezza fra tamponamento e telaio. Tali difficoltà di identificazione riguardano non solo la fase elastica ma anche e soprattutto la fase non lineare, che richiede l'attribuzione di specifiche leggi monotoniche o cicliche.

Parallelamente a queste tipologie di approccio, altri autori (Mallik e Severn 1969), (Mehrabi e Shing 1997), (Shing et al. 2002), (Gosh et al. 2002), (Asteris 2008), (Koutromanos et al. 2011), hanno affrontato il problema dell'interazione fra telai e pannelli di tamponamento sviluppando micromodelli in cui i tamponamenti sono modellati attraverso elementi finiti piani, mentre le zone di contatto sono modellate con elementi di interfaccia opportunamente calibrati per simulare gli effetti frizionali e i fenomeni di distacco tra telaio e tamponamento in presenza di trazione mutua.

Questo tipo di modellazione fornisce una valutazione ottimale degli effetti locali e dello stato di sollecitazione della struttura e dei tamponamenti stessi, ma anche in questo caso la calibrazione dei modelli e l'attribuzione delle leggi di interfaccia sono poco agevoli, non essendo spesso note tutte le caratteristiche meccaniche delle murature. Inoltre l'onere computazionale richiesto per l'esecuzione delle analisi è poco compatibile con le pratiche applicazioni.

Diverse normative tecniche trattano il problema dell'influenza dei pannelli di tamponamento. L'Eurocodice 8, nella sezione dedicata alla modellazione, prescrive che i

pannelli di tamponamento che contribuiscono significativamente alla rigidezza ed alla resistenza delle strutture intelaiate vengano tenuti in conto nel calcolo. Nella sezione dedicata alle irregolarità in pianta viene suggerito che i tamponamenti siano inclusi nei modelli di calcolo e che si esegua una analisi di sensibilità in relazione alla loro posizione e alle proprietà meccaniche. Infine, con riferimento alla irregolare distribuzione dei tamponamenti in elevazione, si precisa che, se non vengono adottati modelli specifici, gli effetti negativi di tale distribuzione possono essere corretti amplificando attraverso un coefficiente (η) le sollecitazioni sulle membrature ai piani, valutate a partire dalla struttura nuda. Tale coefficiente si ottiene dalla espressione

$$\eta = 1 + \frac{\Delta W_{Rw}}{\Delta W_{Sd}} \quad (1)$$

in cui ΔW_{Rw} è la riduzione di resistenza fra il piano considerato rispetto al piano superiore tamponato, mentre ΔW_{Sd} è il tagliante sismico in testa al piano considerato. Sebbene più volte venga raccomandato l'uso di modelli idonei e rappresentativi della realtà fisica, l'Eurocodice 8 non suggerisce alcuna strategia di modellazione per la valutazione degli effetti locali.

Analogamente, le norme tecniche italiane (D.M. 14/01/2008) suggeriscono in maniera semplificata di incrementare del coefficiente 1.4 le sollecitazioni ai piani potenzialmente soffici, e comunque di verificare che la rigidezza complessiva dei tamponamenti non superi il 15% della rigidezza totale. Anche in questo caso, nessuna indicazione è fornita rispetto a criteri di modellazione specifici per la valutazione degli effetti locali.

Contrariamente all'Eurocodice 8 e alle NTC italiane, la normativa statunitense (FEMA 356) suggerisce abbastanza chiaramente come tenere in considerazione gli effetti dei pannelli di tamponamento, caldeggiando la modellazione agli elementi finiti o, alternativamente, con puntone diagonale equivalente.

Per quanto riguarda il primo caso non vengono fornite ulteriori specificazioni, mentre la norma chiarisce nel secondo caso che il puntone equivalente deve avere lo stesso spessore e lo stesso modulo elastico del tamponamento (pur non specificando in quale direzione debba essere valutato tale modulo). L'altezza della sezione trasversale w è invece valutabile attraverso l'espressione

$$w = 0.175 (\lambda_l h')^{-0.4} d \quad (2)$$

dove, con riferimento alla Fig. 3, h' è l'altezza della colonna misurata tra gli interassi delle travi, d la lunghezza della diagonale del tamponamento mentre λ_l è calcolato attraverso l'espressione

$$\lambda_l = \left[\frac{E_d t \sin 2\theta}{4 E_f I_c h} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (3)$$

in cui t e h sono rispettivamente lo spessore e l'altezza del tamponamento, $\theta = \arctan(h/\ell)$, I_c è il momento di inerzia delle colonne, E_f ed E_d sono rispettivamente i moduli di elasticità longitudinale del telaio e della muratura.

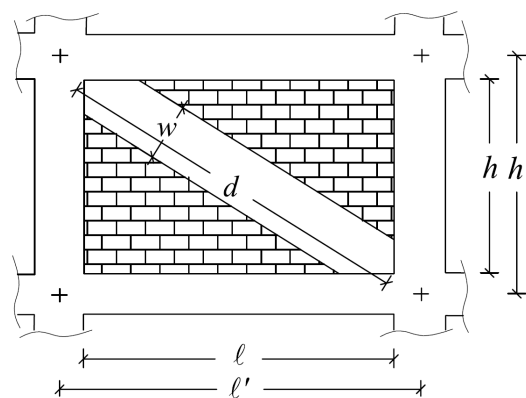


Figura 3. Caratteristiche geometriche del sistema tamponamento-telaio per la identificazione del puntone diagonale.

Con specifico riferimento agli effetti locali, la norma fornisce indicazioni circa la resistenza che devono possedere le travi ed i pilastri adiacenti ai pannelli di tamponamento per sopportare gli sforzi da questi trasmessi in presenza di azioni sismiche. In particolare, viene specificato che, in assenza di analisi più rigorose, la capacità di resistenza flessionale ed a taglio delle travi e dei pilastri nelle zone nodali deve essere superiore alla richiesta che è valutabile applicando, ad una distanza specificata, le componenti rispettivamente verticali ed orizzontali dello sforzo calcolato per il puntone (Fig. 4). Le distanze di applicazione delle componenti di sforzo di puntone e i relativi angoli di inclinazione sono forniti nelle Eqq.(4-5):

$$l_{ceff} = \frac{w}{\cos \theta_c}; \quad \tan \theta_c = \frac{h - l_{ceff}}{\ell} \quad (4)$$

$$l_{beff} = \frac{w}{\sin \theta_b}; \quad \tan \theta_b = \frac{h}{\ell - l_{beff}} \quad (5)$$

Deve altresì essere verificato che la resistenza a taglio di travi e pilastri sia superiore al taglio richiesto nell'ipotesi di sviluppo di un possibile meccanismo di collasso duttile che prevede la

formazione di cerniere plastiche alle estremità delle lunghezze ridotte l_{ceff} ed l_{beff} .

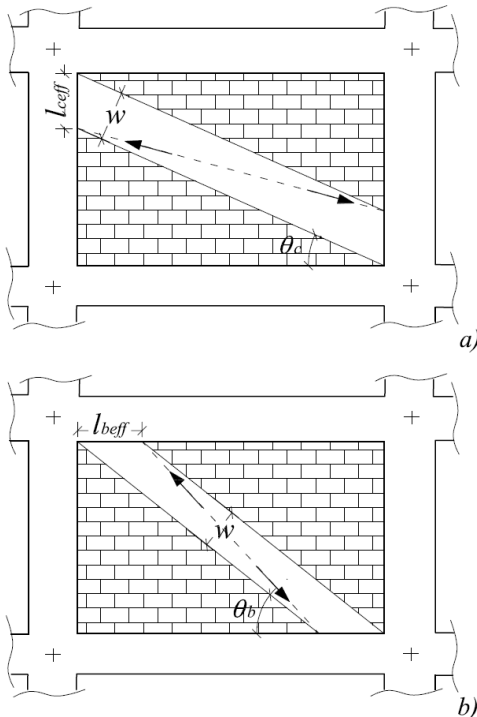


Figura 4. Schematizzazione per la valutazione degli effetti locali secondo FEMA 356: a) effetti locali sui pilastri; b) effetti locali sulle travi.

Seppure la norma FEMA 356 affronti la problematica del possibile collasso delle membrature adiacenti ai pannelli di tamponamento in maniera più specifica di quanto non facciano altre norme, le modalità di calcolo suggerite, poiché non derivanti da effettive valutazioni sul modello, rischiano di fornire in maniera troppo cautelativa le azioni aggiuntive da considerare sulle membrature.

Tenuto conto di quanto sopra illustrato, nel presente lavoro sono confrontati i risultati ottenuti modellando una singola maglia tamponata in c.a. attraverso due schematizzazioni equivalenti: la prima (M1) a puntone diagonale concentrico, la seconda (M2) modellando i pannelli con elementi *shell* piani, le travi ed i pilastri con elementi *beam* non lineari e le interfacce attraverso elementi *multilinear elastic link* (MElink) resistenti a sola compressione.

Il confronto viene ripetuto al variare delle proprietà meccaniche, della geometria ed dei rapporti di rigidezza fra telaio e tamponamento. Vengono valutati, a parità di spostamento relativo, i rapporti fra gli sforzi di compressione ottenuti per il puntone nel modello M1 e gli sforzi di taglio nelle sezioni critiche di travi e pilastri del modello M2. Lo scopo è di ottenere dai confronti eseguiti uno strumento che consenta di

adottare, come via preferenziale, la modellazione a puntone concentrico per i vantaggi che ciò comporta, e di potere correggere le sollecitazioni derivate.

2 MODELLAZIONE FEM

2.1 Definizione dei modelli

Come accennato in precedenza, i risultati attesi si basano sul confronto fra due metodologie differenti di modellare lo stesso sistema.

A partire da assegnate dimensioni geometriche e caratteristiche meccaniche per la maglia tamponata (Fig. 5a), sono confrontate, a parità di spostamento d'interpiano, le risposte ottenute attraverso una modellazione a puntone diagonale concentrico (M1) ed attraverso una modellazione (M2) caratterizzata dalla discretizzazione in elementi finiti dei pannelli di tamponamento.

Il modello M1 (Fig. 5b) ha come vantaggio, una volta identificato il puntone diagonale equivalente, il basso onere computazionale richiesto. Esso non consente tuttavia di valutare in alcun modo l'entità delle azioni trasmesse dai tamponamenti alle membrature nelle zone di contatto. Il modello M2 (Fig. 5c) di contro, a fronte di un maggior onere computazionale, consente di valutare l'effettivo stato di sollecitazione sulle membrature e lo stato di tensione sul tamponamento, grazie alla micromodellazione di questo che viene connesso agli elementi *beam* del telaio tramite elementi di interfaccia.

I due modelli si assumono equivalenti e confrontabili nel momento in cui essi esibiscono la stessa rigidezza, sia in campo elastico che in regime non lineare. Più in generale, l'equivalenza in rigidezza è fissata in funzione dello spostamento d'interpiano d_r ed è espressa dalla equazione:

$$K_{M1}(d_r) = K_{M2}(d_r) \quad (6)$$

essendo $K_{M1}(d_r)$ e $K_{M2}(d_r)$ le rigidezze laterali rispettivamente dei modelli M1 ed M2. L'identificazione dei modelli M1 ed M2 è di seguito discussa nel dettaglio mentre le procedure di comparazione ed i risultati conseguenti sono descritti nelle sezioni successive.

2.2 Modello M1

Il modello rappresentato in Fig.5b simula la maglia tamponata in c.a. con le caratteristiche geometriche e meccaniche indicate in Fig. 5a, in

cui la base e l'altezza della sezione trasversale delle travi sono state indicate con b_t ed h_t mentre A_b è l'area risultante. Sono inoltre indicati con b_c ed h_c la base e l'altezza della sezione trasversale dei pilastri e con A_c l'area risultante. Il modulo elastico del calcestruzzo è infine indicato con E_f .

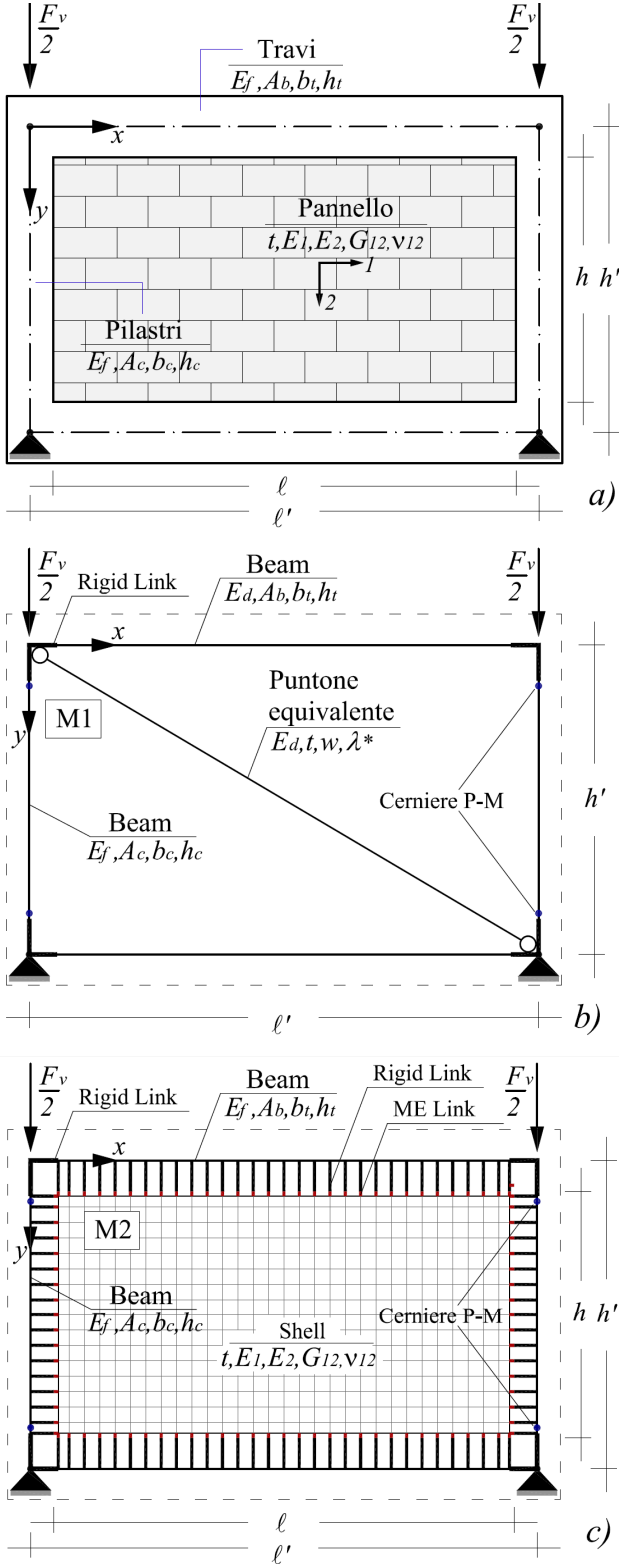


Figura 5. Schematizzazione della maglia tamponata: a) schema fisico; b) modello M1 ; c) modello M2.

La muratura di tamponamento è caratterizzata dallo spessore t e dai parametri meccanici E_1 , E_2 , G_{12} , ν_{12} , (rispettivamente moduli elastici, modulo di elasticità tangenziale e coefficiente di Poisson riferiti alle direzioni orizzontale (1) e verticale (2)). Il modello M1 rappresentato in Fig. 5b, presenta un puntone diagonale equivalente al tamponamento avente altezza della sezione trasversale w valutata attraverso l'espressione (Papia et al. 2003)

$$w = d \kappa \frac{c}{z} \frac{1}{(\lambda^*)^\beta} \quad (7)$$

in cui i coefficienti c e β dipendono dal coefficiente di Poisson in direzione diagonale ν_d secondo le espressioni

$$c = 0.249 - 0.0116 \nu_d + 0.567 \nu_d^2 \quad (8)$$

$$\beta = 0.146 + 0.0073 \nu_d + 0.126 \nu_d^2 \quad (9)$$

mentre il termine z è valutabile come

$$z = l + 0.25(\ell/h - l) \quad (10)$$

Nella Eq. (7) il coefficiente κ tiene conto dell'effetto dei carichi verticali che interessano anche il tamponamento. Esso può essere ottenuto in funzione del livello di deformazione raggiunto sulle colonne a causa del carico di compressione F_v (Amato et al. 2008) dall'espressione

$$\kappa = 1 + (18\lambda^* + 200)\varepsilon_v \quad (11)$$

essendo ε_v la deformazione specifica verticale

$$\varepsilon_v = \frac{F_v}{2A_c E_f} \quad (12)$$

Infine il parametro λ^* che compare nelle Eqq. (7) e (11), rappresentativo dei rapporti di rigidezza fra pannello e telaio in campo elastico, assume l'espressione

$$\lambda^* = \frac{E_d}{E_f} \frac{t}{A_c} \left(\frac{h'^2}{\ell'^2} + \frac{1}{4} \frac{A_c}{A_b} \frac{\ell'}{h'} \right) \quad (13)$$

Il modulo elastico E_d ed il coefficiente di Poisson ν_d della muratura nella direzione diagonale possono essere valutati, a partire dai parametri meccanici sopra richiamati (E_1 , E_2 , G_{12} , ν_{12}), come suggerito da Cavaleri et al. (2013).

Per il puntone diagonale si è definito un legame forza-spostamento trilineare in compressione e privo di resistenza a trazione (Fig. 6), la cui rigidezza iniziale K_I è data dall'espressione

$$K_1 = \frac{E_d t w}{d} \quad (14)$$

mentre la rigidezza del ramo post-elastico si calcola in funzione del parametro β come segue:

$$K_2 = \beta K_1 \quad (15)$$

La resistenza al limite elastico è fornita invece in funzione del parametro α , cioè

$$F_1 = \alpha F_2 \quad (16)$$

Restano quindi definiti gli spostamenti δ_1 e δ_2 rispettivamente al limite elastico e al picco

$$\delta_1 = F_1 / K_1, \quad \delta_2 = \delta_1 + (F_2 - F_1) / K_2 \quad (17)$$

Il ramo discendente del legame è definito unendo linearmente i punti di coordinate (δ_2, F_2) e (δ_3, F_3) , avendo posto $F_3 = 0,7F_2$ e ricavando δ_3 dall'espressione

$$\delta_3 = \frac{1}{\zeta} \ln \left[\frac{F_2}{F_3} \exp(\zeta \delta_2) \right] \quad (18)$$

in cui compare l'ulteriore parametro ζ .

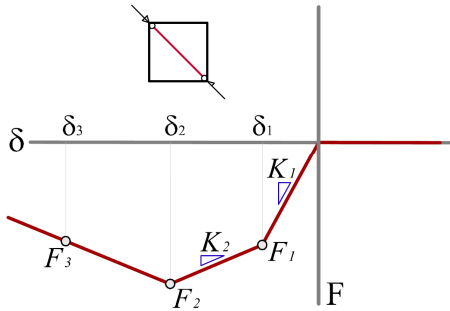


Figura 6. Legame forza-spostamento trilineare per il comportamento in compressione del puntone diagonale equivalente.

Per quanto riguarda la resistenza di picco del puntone F_2 , essa è stata definita sulla base della resistenza media a taglio del pannello f_{v0m} nella forma

$$F_2 = f_{v0m} t \tilde{d} \quad (19)$$

ed in cui \tilde{d} rappresenta la misura di una diagonale fittizia del pannello di tamponamento che tiene conto della sua minore resistenza in ragione della forma. L'introduzione della diagonale fittizia consente di penalizzare la resistenza di pannelli di forma allungata ed è valutata come

$$\tilde{d} = \psi d \quad (20)$$

in cui ψ è il coefficiente di riduzione seguente

$$\psi = \frac{h\sqrt{2}}{\sqrt{(h^2 + \ell^2)}} \quad (21)$$

Sostituendo la Eq. (21) nella Eq. (20), si ottengono le dimensioni della diagonale fittizia da considerare per il calcolo della resistenza del pannello, i cui valori, per i rapporti ℓ/h pari ad 1, 1.5 e 2, sono riportati in Tabella 1.

Tabella 1. Dimensioni della diagonale fittizia \tilde{d} .

ℓ/h	\tilde{d}
1.0	d
1.5	$0.78 d$
2.0	$0.63 d$

Nell'analisi cautelativamente viene escluso il caso in cui il tamponamento collassa per schiacciamento agli spigoli in contatto con il telaio. Per quanto riguarda le non linearità meccaniche del telaio, il modello M1 prevede 4 cerniere plastiche pressoflessionali (PM) alle estremità delle colonne definite in funzione delle dimensioni delle sezioni e dell'armatura. Le regioni nodali di intersezione fra travi e pilastri sono infine modellate con elementi infinitamente rigidi.

I parametri α , β , ζ e f_{v0m} per la definizione del legame in Fig.6, scelti per l'analisi in esame, sono tipici di una muratura di laterizio in cui il rapporto γ tra i moduli E_1 ed E_2 si attesta intorno a 0.75, $G_{12} = 0.4E_2$ mentre $\nu_d \cong \nu_{12} = 0.1$ come documentato in Cavaleri et. al (2012) e Cavaleri et al. (2013). In Tabella 2 sono riportate le grandezze che definiscono il legame in questione.

Tabella 2. Parametri del legame di puntone.

α	β	ζ	f_{v0m} [Mpa]
0.4	0.15	0.02	1.07

2.3 Modello M2

Dalla generica maglia tamponata (Fig. 5a), è stato formulato il modello M2 (Fig. 5c) che prevede la micromodellazione del tamponamento attraverso elementi *shell* a comportamento ortotropo ed elastico, caratterizzati dai moduli elastici E_1 , E_2 , dal modulo di elasticità tangenziale G_{12} , e dal coefficiente di Poisson ν_{12} . Inoltre la modellazione delle travi, dei pilastri, delle cerniere plastiche alle estremità delle colonne e delle regioni nodali rigide è stata effettuata come per il modello M1.

La distanza fra gli assi strutturali delle travi ed il tamponamento è colmata introducendo per ciascun nodo elementi di collegamento rigidi a peso nullo. Questi ultimi hanno la sola funzione di trasmettere agli elementi beam, gli sforzi provenienti dalle interfacce a contatto con il tamponamento. Una simile strategia di modellazione è stata adottata anche da Duodomis

(2007). Gli elementi di interfaccia sono di tipo *multilinear elastic link* a sola rigidità assiale e privi di resistenza a trazione. Il legame assunto è elastico in compressione. La funzione di tali elementi è quella di riprodurre il comportamento dei giunti di malta realizzati fra pannello e telaio e, tenuto conto della grande aleatorietà con cui questi possono essere realizzati nella pratica tecnica ed anche del fatto che talvolta essi non risultano completamente riempiti, sono stati calibrati considerando un modulo elastico convenzionale E_m per la malta di interfaccia pari a 3000 MPa ed una altezza di giunto convenzionale h_m pari a 20 mm .

Considerando che in presenza di azioni laterali le lunghezze di contatto fra pannello e telaio sono fortemente ridotte ed i giunti di malta realizzati non sempre a regola d'arte e comunque danneggiati per via della ciclicità delle azioni, non sono state assegnate proprietà frizionali agli elementi di interfaccia. Peraltro alcuni studi (eg. Fiore et. al (2012)) dimostrano che gli effetti dell'attrito non sono decisivi nella caratterizzazione della risposta.

Il modello M2 consente di riprodurre l'interazione del sistema telaio pannello di tamponamento riuscendo a simulare sia il distacco delle interfacce che gli effetti locali indotti sulle membrature in c.a. Mentre il comportamento in campo non lineare per il telaio è governato dalle cernere plastiche, per i tamponamenti, modellati con elementi shell elastici dello spessore t , la non linearità è introdotta, fissato uno spostamento d'interpiano, attraverso la riduzione dello spessore fino ad ottenere la stessa rigidità laterale del modello M1.

3 ANALISI PARAMETRICHE COMPARATIVE

3.1 Procedura di comparazione dei modelli

Come definito al §2.1, la confrontabilità dei modelli è possibile quando essi esibiscono la stessa rigidità ad un dato spostamento di interpiano (drift). I passi che compongono la procedura usata per valutare gli sforzi che si trasmettono dal tamponamento alle membrature in c.a. sono di seguito riportati: a) scelta delle proprietà meccaniche e della geometria della maglia tamponata di riferimento; b) scelta di uno spostamento relativo d_r di riferimento; c) formulazione del modello a puntone equivalente (M1); d) formulazione del micromodello (M2) in

cui lo spessore t del tamponamento è fissato inizialmente pari allo spessore reale; e) identificazione del livello di danneggiamento per il tamponamento nel modello M2 che consente di ottenere una rigidità secante paragonabile a quella esibita dal modello M1 (il danno del telaio è univocamente definito appena assegnato il drift); f) valutazione del regime di sollecitazione sulle membrature del telaio a partire dal modello M2.

3.2 Validazione sperimentale dei modelli

La validazione della affidabilità dei modelli è stata eseguita su base sperimentale a partire dai dati desunti per diversi valori di drift dalle prove cicliche di laboratorio condotte da Cavaleri et. al (2012) per campioni di telai con tamponamenti in muratura di laterizio semipieno (Fig. 7). In particolare sono state confrontate le rigidità secanti sperimentali con quelle esibite dai modelli M1 ed M2. Le caratteristiche geometriche e meccaniche dei campioni usati per la validazione del criterio proposto sono riportate in Tabella 3.

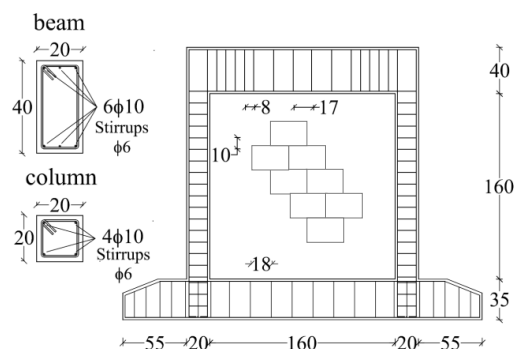


Figura 7. Dettagli dei campioni di telai tamponati con muratura di laterizio semipieno (Cavaleri et. al. 2012).

Tabella 3. Caratteristiche geometriche, meccaniche e carico dei campioni di telai tamponati con muratura di laterizio semipieno provati da Cavaleri et al. (2012).

h_c [mm]	b_c [mm]	h_t [mm]	b_t [mm]	h [mm]	h' [mm]	ℓ [mm]	ℓ' [mm]
200	200	200	200	1600	1800	1600	1800
t [mm]	f_{cm} [Mpa]	E_1 [Mpa]	E_2 [Mpa]	G_{12} [Mpa]	ν_{12}	E_f [Mpa]	F_v [kN]
150	1.07	6401	5038	2550	0.07	25000	400

I drift selezionati per la validazione dei modelli M1 ed M2 sono rappresentativi di tre condizioni fondamentali della risposta complessiva del sistema: fase elastica ($d_r=0.03\%$), fase post elastica ($d_r=0.1\%$), picco di resistenza ($d_r=0.6\%$). I confronti fra le rigidità sperimentali medie K_{spm} e le rigidità K_{M1} e K_{M2} dei modelli generati, ai drift precedentemente definiti, hanno fornito i risultati riportati in Tabella 4.

Tabella 4. Confronti fra rigidezze sperimentali medie (Cavaleri et al. 2012) e rigidezze esibite dai modelli M1 e M2 a diversi drift.

d_r [%]	K_{sym} [kN/mm]	K_{M1} [kN/mm]	K_{M2} [kN/mm]
0.03	125	130	112.6
0.1	62.50	66.1	67.2
0.6	17.6	16.64	16.55

3.3 Analisi parametriche

Nelle analisi parametriche descritte di seguito sono confrontate le risposte, a *drift* imposto, di maglie tamponate modellate secondo le due metodologie precedentemente esposte, al variare delle loro proprietà geometriche e meccaniche. L'attenzione è posta sulla valutazione dell'entità delle sollecitazioni di taglio che si manifestano su travi e pilastri in prossimità delle regioni nodali a contatto con il tamponamento.

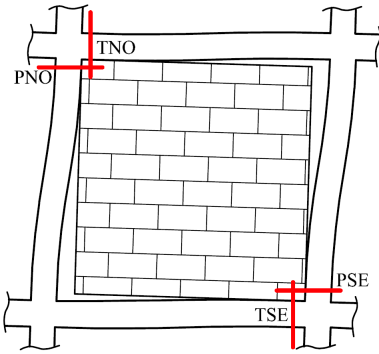


Figura 8. Definizione delle sezioni critiche.

Con riferimento alla sopra riportata Fig. 8, sono state individuate le 4 sezioni critiche TNO (trave Nord-Ovest), TSE (trave Sud-Est), PNO (pilastro Nord-Ovest), PSE (pilastro Sud-Est) che segnano le zone in cui maggiormente si fanno risentire gli effetti locali dei tamponamenti in presenza di azioni laterali.

Per ciascuna maglia tamponata sono stati generati e resi confrontabili attraverso la procedura precedentemente descritta i modelli M1 ed M2 e sono state ricavate le quantità adimensionali

$$\alpha_{TNO} = \frac{V_{TNO}^{(M_2)}}{N_P^{(M_1)}}; \quad \alpha_{TSE} = \frac{V_{TSE}^{(M_2)}}{N_P^{(M_1)}} \quad (22)$$

$$\alpha_{PNO} = \frac{V_{PNO}^{(M_2)}}{N_P^{(M_1)}} \quad \alpha_{PSE} = \frac{V_{PSE}^{(M_2)}}{N_P^{(M_1)}} \quad (23)$$

in cui $N_P^{(M_1)}$ è lo sforzo normale sul puntone diagonale valutato nel modello M1 mentre $V_{TNO}^{(M_2)}$, $V_{TSE}^{(M_2)}$, $V_{PNO}^{(M_2)}$, $V_{PSE}^{(M_2)}$, sono gli sforzi di taglio nelle rispettive sezioni critiche valutati sul modello

M2. I coefficienti α_{TNO} , α_{TSE} , α_{PNO} , α_{PSE} , definendo il rapporto effettivo tra i tagli di telaio e lo sforzo del puntone, se noti a priori, diventano uno strumento valido per ottenere i tagli di telaio reali nel caso di utilizzo di modelli a puntone concentrico.

Le analisi sono state eseguite a due differenti livelli di drift assunti, anche in relazione all'evidenza sperimentale, come rappresentativi del medio danneggiamento e del danneggiamento al picco di resistenza (rispettivamente $d_{r1}=0.1\%$ e $d_{r2}=0.6\%$).

Come parametro sintetico che raccoglie le informazioni relative ai rapporti geometrici e di rigidezza è stato assunto il parametro λ^* (Eq.(13)), per le analisi svolte a d_{r1} , mentre per le analisi svolte a d_{r2} è stato assunto come parametro identificativo il prodotto $\xi\lambda^*$ con $\xi=h_i/h_c$. Questa differenza nella scelta dei parametri che identificano la maglia tamponata è dovuta al fatto che il termine λ^* è ricavato in condizioni elastiche e non tiene conto dei rapporti di resistenza fra travi a pilastri. Questi ultimi, condizionano in maniera significativa i coefficienti α_{TNO} , α_{TSE} , α_{PNO} , α_{PSE} ad elevati drift, soprattutto in relazione all'attivazione delle cerniere plastiche. Da questo punto di vista il termine ξ , non definendo il rapporto tra le resistenze ultime flessionali delle sezioni di travi e pilastri è però ad esso strettamente correlato per come è definito.

Sono state analizzate due serie di campioni con diversi rapporti di forma dei tamponamenti ($\ell/h=1.0$ ed $\ell/h=2.0$). Le dimensioni geometriche sono indicate nelle Tabelle 5-6 insieme alle grandezze λ^* , $\xi\lambda^*$ e w . Le proprietà elastiche mantengono i rapporti indicati al §2.1 mentre tutte le sezioni dei pilastri sono armate con una percentuale meccanica di armatura pari all'1% e le travi sono considerate sovreresistenti rispetto alle colonne come nel caso di strutture progettate per carichi verticali prevalenti. Sulle colonne è assegnato infine uno sforzo normale adimensionale n pari a 0.2.

Nelle Figg. 10-13 sono riportati i risultati delle analisi condotte in termini di relazione tra le grandezze λ^* , $\xi\lambda^*$ e i coefficienti α_{TNO} , α_{TSE} , α_{PNO} , α_{PSE} a d_{r1} e d_{r2} . Sono anche fornite le funzioni interpolanti che legano le suddette grandezze.

Si può osservare come questi ultimi, per entrambi i livelli di drift considerati, esibiscano una riduzione al crescere di λ^* e $\xi\lambda^*$. Fisicamente ciò esprime la tendenza generale delle membrature in c.a. a ricevere aliquote di sforzi di taglio localizzati nelle sezioni critiche tanto più

elevati quanto più il telaio è rigido rispetto al pannello. Si osserva inoltre come non vi sia una forte influenza dei rapporti luce/altezza di tamponamento sui coefficienti α_{TNO} , α_{TSE} , α_{PNO} , α_{PSE} per drift relativamente piccoli, mentre tali rapporti assumono un ruolo rilevante in corrispondenza degli spostamenti di picco in cui è evidente come, per pannelli di forma allungata, le aliquote rilevate per gli sforzi sulle travi siano sensibilmente ridotte a discapito di quelle sui pilastri. In Fig. (9) si riporta un confronto esemplificativo fra le risposte esibite dai modelli M1 ed M2 in termini di deformazioni e sollecitazioni sulle membrature del telaio a parità di drift.

Tabella 5. Caratteristiche dei modelli - $\ell/h=1$.

Caso	b_c [mm]	h_c [mm]	b_t [mm]	h_t [mm]	h [mm]	ℓ [mm]	λ^*	$\xi\lambda^*$	w [mm]
C1A	200	200	200	400	1600	1600	1.70	3.40	623
C2A	200	200	200	400	1600	1600	3.40	6.80	565
C3A	250	400	250	500	2700	2700	0.85	1.06	1190
C4A	250	400	250	500	2700	2700	1.30	1.63	1190
C5A	250	400	250	500	2700	2700	2.60	3.25	1034
C6A	250	400	250	500	2700	2700	3.00	3.75	1012
C7A	250	400	250	500	2700	2700	2.05	2.56	1067
C8A	600	300	300	500	2700	2700	0.82	1.37	1192
C9A	600	300	300	500	2700	2700	3.00	5.00	1054

Tabella 6. Caratteristiche dei modelli - $\ell/h=2$.

Caso	b_c [mm]	h_c [mm]	b_t [mm]	h_t [mm]	h [mm]	ℓ [mm]	λ^*	$\xi\lambda^*$	w [mm]
C1B	200	200	200	400	1600	3200	1.10	2.20	757
C2B	200	200	200	400	1600	3200	2.82	5.64	707
C3B	200	400	200	500	2700	5400	1.30	1.63	1362
C4B	200	400	200	500	2700	5400	2.00	2.50	1368
C5B	200	400	200	500	2700	5400	2.80	3.50	1121
C6B	200	400	200	500	2700	5400	0.85	1.06	1450
C7B	200	400	200	500	2700	5400	3.25	4.06	1200
C8B	600	300	300	500	2700	5400	0.82	1.37	1453
C9B	600	300	300	500	2700	5400	2.14	3.57	1293

I risultati ottenuti possono essere impiegati ai fini delle verifiche in caso di analisi lineari o non lineari. La procedura di verifica che si suggerisce riguarda i casi in cui si esegua una modellazione a puntone diagonale concentrico dei pannelli di tamponamento e prevede, una volta identificato il livello di drift raggiunto dalla maglia tamponata e lo sforzo normale sul puntone, l'identificazione dei parametri λ^* e $\xi\lambda^*$. Fissato il rapporto ℓ/h restano identificati, attraverso le funzioni di interpolazione proposte, i coefficienti α_{TNO} , α_{TSE} , α_{PNO} , α_{PSE} per le sezioni critiche di travi e pilastri. A questo punto i valori di taglio V_{TNO} , V_{TSE} , V_{PNO} , V_{PSE} da considerare ai fini delle verifiche sulle sezioni critiche sono valutabili attraverso le espressioni:

$$V_{TNO} = V_0 + \alpha_{TNO} N_P; \quad V_{TSE} = V_0 + \alpha_{TSE} N_P \quad (24)$$

$$V_{PNO} = \alpha_{PNO} N_P; \quad V_{PSE} = \alpha_{PSE} N_P \quad (25)$$

In cui V_0 è il taglio dovuto ai carichi verticali agenti sulle travi ed N_P lo sforzo normale valutato sul puntone.

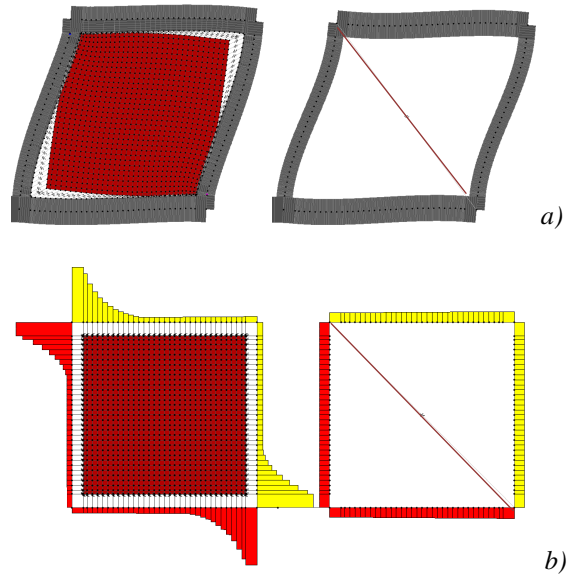


Figura 9. Confronto fra le risposte dei modelli M1 e M2: a) configurazione deformata; b) distribuzione di taglio.

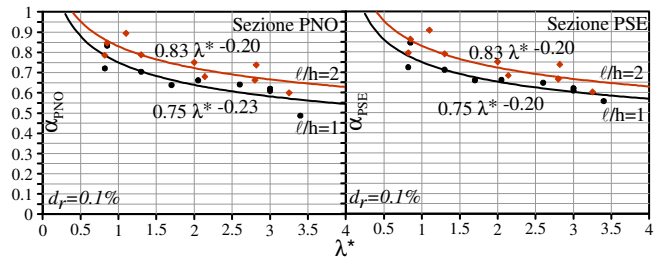


Figura 10. Analisi parametrica coefficienti di ripartizione per i pilastri a $d_r=0.1\%$ e funzioni interpolanti.

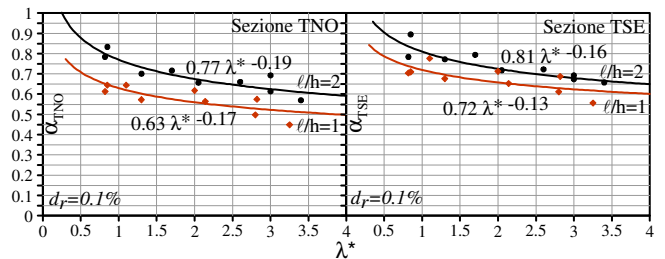


Figura 11. Analisi parametrica coefficienti di ripartizione per le travi a $d_r=0.1\%$ e funzioni interpolanti.

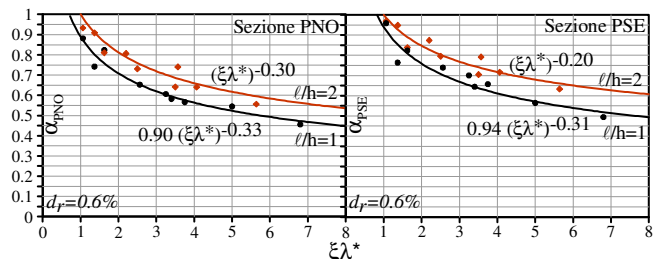


Figura 12. Analisi parametrica coefficienti di ripartizione per i pilastri a $d_r=0.6\%$ e funzioni interpolanti.

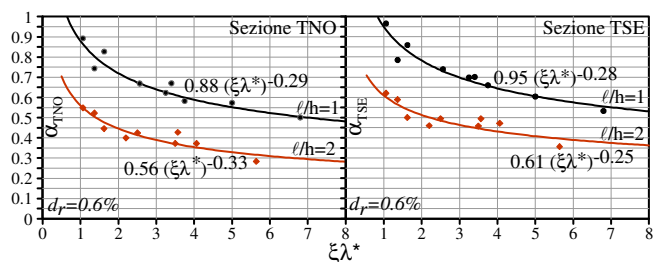


Figura 13. Analisi parametrica coefficienti di ripartizione per le travi a $d_f=0.6\%$ e funzioni interpolanti.

4 CONCLUSIONI

Il presente lavoro fornisce uno strumento per la valutazione degli effettivi sforzi di taglio alle estremità di travi e pilastri nelle maglie tamponate in presenza di azioni laterali quando si adottano modellazioni a puntone equivalente concentrico.

Attraverso una analisi parametrica, in cui le caratteristiche meccaniche dei sistemi telaio-tamponamento sono fatte variare mediante il parametro λ^* , sono determinati i coefficienti (di ripartizione) che consentono di esprimere il taglio locale nelle sezioni critiche di travi e pilastri come frazione dello sforzo normale rilevato sul puntone. Verificata la sostanziale dipendenza dei suddetti coefficienti dal rapporto in rigidezza fra telaio e tamponamento, nello stadio lineare ed in quello non lineare, e verificata la possibilità di correlare attraverso leggi specifiche tale rapporto con i coefficienti di ripartizione, tali leggi divengono efficaci strumenti predittivi utilizzabili ai fini della valutazione del taglio effettivo sulle membrature dei telai quando vengono effettuate analisi con il modello di puntone concentrico.

Lo strumento in questione, essendo stato ottenuto considerando parametri meccanici caratteristici delle murature di laterizio e configurazioni di maglie strutturali rappresentative di telai in c.a. progettati per soli carichi verticali, necessita di essere ulteriormente arricchito per includere anche il caso di murature di tamponamento con parametri meccanici differenti e telai progettati anche per forze sismiche. Esso tuttavia è prova del fatto che una valutazione più precisa degli effetti locali può essere effettuata, anche in mancanza di modellazioni dettagliate, prestandosi a divenire uno strumento integrativo delle indicazioni, in qualche caso troppo cautelative, suggerite dalle norme tecniche.

BIBLIOGRAFIA

- Amato, G., Fossetti, M., Cavaleri, L., Papia, M., 2008. An updated model of equivalent diagonal strut for infill panels. *Eurocode 8 perspectives from Italian standpoint, workshop*; Napoli, IT.
- Asteris, P.G., 2008. Finite element micro-modeling of infilled frames, *Electronic J. of Struct. Eng.*, **8**, 1-11.
- Cavaleri, L., Di Trapani, F., Macaluso, M., Papia, M., Colajanni, P., 2013. Definition of diagonal Poisson's ratio and elastic modulus for infill masonry walls, *Mat. and Struct.* (in stampa).
- Cavaleri, L., Di Trapani, F., Papia, M., 2012. Strutture intelaiate e tamponate in c.a.: sperimentazione e sviluppi nella modellazione analitica e numerica. *19° Congresso CTE*, 8-10 Novembre, Bologna, IT.
- Cavaleri, L., Fossetti, M., Papia, M., 2005. Infilled frames: developments in the evaluation of cyclic behaviour under lateral loads, *Struct. Eng. and Mech.*, **21**(4), 469-94.
- D.M. LL. PP. 14 Gennaio 2008, Nuove norme tecniche per le costruzioni.
- Doudoumis, I.N., 2007. Finite element modelling and investigation of the behaviour of elastic infilled frames under monotonic loading, *Eng. Struct.*, **29**(6), 1004-24.
- Crisafulli, F.J., Carr, A.J., Park, R., 2000. Analytical modelling of infilled frames structures – a general review. *Bull. NZ Soc. Earth. Eng.*, **33**(1), 30-47.
- Crisafulli, F.J., Carr, A.J., 2007. Proposed macro-model for the analysis of infilled frame structures. *Bull. New Zealand Soc. Earth. Eng.*, **40**(2), 69-77.
- Eurocode 8, 2004. Design of structures for earthquake resistance - Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings
- FEMA 356, 2000. Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings.
- Fiore, A., Netti, A., Monaco, P., 2012. The influence of masonry infill on the seismic behavior of RC frame buildings. *Eng. Struct.*, **44**, 133-45.
- Ghosh, A.K., Made, A.M., 2002. Finite element analysis of infilled frames, *J. Struct. Eng.*, **128**(7), 881-89.
- Koutromanos, I., Stavridis, A., Benson Shing, P., Willam, K., 2011. Numerical modeling of masonry-infilled RC frames subjected to seismic loads, *Computers and Structures*, **89**(11-12), 1026-37.
- Mainstone, R.J., 1974. Supplementary note on the stiffness and strength of infilled frames. *Building Research Station, UK, Current Paper CP 13/74*.
- Mallick, D.V., Severn, R.T., 1967. The behaviour of infilled frames under static loading. *Proc. Inst. Civ. Eng.*, **38**, 639-56.
- Mehrabi, A.B., Shing P.B., Finite element modelling of masonry-infilled RC frames, *J. Struct. Eng.*, **123**(5), 604-13.
- Stafford Smith, B., 1966. Behaviour of the square infilled frames. *J. Struct. Div. (ASCE)*, **92**(1), 381-403.
- Stafford Smith, B., Carter, C., 1969. A method for analysis for infilled frames. *Proc. of Institution of Civil Engineers*, Paper No.7218, 31-48.
- Papia, M., Cavaleri, L., Fossetti, M., 2003. Infilled frames: developments in the evaluation of the stiffening effect of infills. *Struct. Eng. and Mech.*, **16**(6), 675-93.
- Shing, P.B., Mehrabi, A.B., 2002. Behaviour and analysis of masonry-infilled frames. *Prog. Struct. Eng. Mater.*, **4**(3), 320-31.